

철도 구조물용 맞대기 용접시편 가공에 의한 피로수명 영향 및 용접부 형상을 이용한 피로수명 예측 연구

A Study on the Effects of the Fatigue Life due to the Processing of the Butt Weld Specimens and the Fatigue Life Estimation due to the Weld Zone Profiles

김재훈[†]

Jaehoon Kim

Abstract

This study investigates the effects of the material properties and the fatigue behaviors in the SM490A material butt weld specimens due to the heat-treatment and the grinding. In the fatigue behavior, the heat-treatment affects the fatigue life. The S-N curves of both matrix specimen and butt weld specimen are reversed at some cycle by the existence or nonexistence of heat-treatment. The grinding on the bead makes the fatigue limit decrease in the all specimens. But the reinforcement removed, the fatigue limit increases at the high cycle. Also, this study investigates the fatigue life estimation by examining butt weld bead profiles. The butt weld beads, which are welded by semi-robot method, have non-uniform bead profiles described by θ , ρ and h . The stress concentration factors K_t , are changed by each different θ , ρ and h from 1.395 to 2.863. Hence, the sensitivity of K_t is changed by each θ , ρ and h . As θ becomes lower and ρ and h become higher, K_t increases. The fatigue life can be estimated very closely for the AAY specimens without residual stress using only butt weld bead profiles. But, for the AAN specimens with residual stress, the fatigue life must be estimated by considering both the weld bead profiles and the residual stress data.

Keywords : Fatigue life(피로 수명), Butt weld(맞대기 용접), Weld bead profile(용접 비드 형상)

1. 서론

열차의 대차 프레임의 경우 차체와 함께 하중을 지지하는 역할을 하는 주요 구조물로서 25년 이상의 긴 수명을 요구하고 있다. 하지만 대차 프레임은 많은 종류의 용접 이음으로 제작되고 있으며, 이로 인해 대부분의 파손이 용접부에서 발생하고 있다. 이 때문에 피로설계 기준이 필요하며, 독일[1], 일본[2], 미국[3] 등은 피로설계를 위한 자체 규정을 보유하고 있으며, 국내의 경우에도 철도차량의 피로설계 기준에서 구조재료의 피로특성 데이터를 제시하고 200만회 반복하중에서 견딜 수 있는 응력조건을 설계응력으로 정하고 있다. 그러나 이러한 설계기준은 실제 상황과 다를 가능성이 있다. 이러한 문제점을 검토하기 위해서 실제 철도차

량 구조물과 동일한 재질, 동일한 용접 방법으로 제작한 시험편을 이용하여 반복하중 하에서의 피로특성을 조사하는 연구가 절실히 필요하다. 따라서 본 연구에서는 철도차량 대차 및 차체에 사용되는 재질과 동일한 SM490A 재질을 이용하여, 맞대기 피로시편의 용접부 가공 및 후열처리 등을 통해 이러한 가공이 시편의 피로수명에 미치는 영향을 연구하였다. 또한 용접부의 피로강도는 용접시 필연적으로 발생하는 용접결함 및 부식, 잔류응력, 용접부 응력집중 등의 영향으로 인하여 모재에 비하여 저하될 수밖에 없다. 하지만 용접결함은 불량 용접에 의한 것으로 정상적으로 용접되었다는 가정하에서는 배제할 수 있다. 또한 잔류응력은 제작과정에서 후열처리를 하거나 소성변형을 추가시키는 방법 등을 통해 제거하거나 감소시킬 수 있다[13,14]. 부식의 경우도 피로수명에는 민감하지만[15] 도료작업 등을 통해 예방할 수 있다. 하지만 용접부의 응력집중은 구조물을 용접할 경우에는 반드시 존재하며, 피로수명에 영향을 미치

[†] 책임저자 : 회원, 한국철도기술연구원, 철도시스템안전연구본부
E-mail : lapin95@krti.re.kr

TEL : (031)460-5248 FAX : (031)460-5279

게 된다.

따라서 본 연구에서는 용접된 구조물의 정확한 수명 예측을 위하여 용접시편의 용접부 형상에 의한 응력집중을 계산하였으며, 이를 이용하여 용접부의 형상에 의한 용접시편의 피로수명을 계산하여 실제 용접시편 피로시험 결과와 비교 검토하였다.

2. 연구방법

2.1 시험 방법

2.1.1 재질 및 시편

본 연구에서는 철도차량의 대차 프레임에 사용 되는 용접 구조용 압연 강재인 SM490A를 사용하였으며 시험에 사용된 시편의 종류 및 설명은 표 1 과 같다. 시편의 용접은 철도 차량 제작에 사용되는 방법과 동일하게 GMAW 방법, Semi-auto ROBOT 방식, 150A, 103V, 29cm/Min으로 하였으며, 보호 가스로는 CO₂ 가스를 사용하였다. 또한 일부시편에 대해서는 잔류응력을 제거하기 위하여 590±20°C에서 1시간 동안 후열처리를 하였다. 이때 가열 및 냉각 속도는 120°C/Hour 이다.

2.1.2 일축 인장 피로시험

일축 인장 피로시험은 ASTM E 466에 따라 시험을 수행하였다[4]. 시험장비로는 dynamic 만능 시험기인 INSTRON 8802(25ton)와 8503(50ton)을 사용하였으며, 200만회 이상의 cycle 수명을 갖는 미파단 시험편이 발생할 때까지 하중을 변화시켜가며 시험을 수행하였다. 이때 응력비 R=0.1, 20Hz로 시험을 수행하였다.

2.1.3 용접부 형상 측정

용접시편의 용접부 형상을 측정하기 위하여 맞대기 용접시편인 AAN 시편과 AAY 시편에 대해 일본 Mitutoyo사 stylus type 디지털 형상측정기(CV-4000 S4)를 이용하여 그림 1과 같이 모재와 용접 접합부 사이 8곳에 대하여 용접부 비드의 용접각도 θ , 비드에 접하는 원의 반지름 ρ 그리고 비드의 높이 h 를 측정하였다.

2.1.4 용접부 응력집중 해석

비드형상 변화에 대한 피로수명 예측을 위해 ABAQUS 상용패키지 프로그램을 사용하여 응력집중계수 K_t 를 구하였다. 각 해석 모델은 그림 1과 같이 용접부 형상측정 결과를 이용하여 각각의 피로시편에서 실제 파단이 일어난 부위와 동일한 용접각도 θ , 원의 반지름 ρ 그리고 비드의 높이

Table 1. Fatigue specimens type and size

Specimens type	Symbol	Specimen size
Base material	BMN	320x25x10t
Base material-annealed	BMV	320x25x10t
Butt weld - as welded	AAN	320x25x10t
Butt weld - annealed	AAY	320x25x10t
Btt weld - reinforcement removed	RNN	320x25x10t
Btt weld - reinforcement removed and annealed	RNV	320x25x10t
Butt weld - weld toe ground	GAN	320x25x10t
Btt weld - weld toe ground and annealed	GAY	320x25x10t

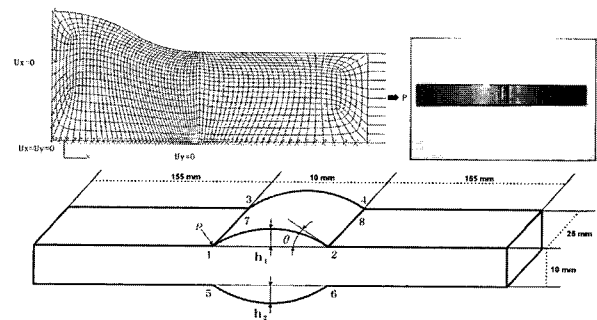


Fig. 1. 1/8 FEM model, specimen & Profile measurement point

h 를 갖는 1/8 모델을 사용하였다. 또 모델은 2차원 plain stress로 모델링 하였으며, 두께는 피로시편 두께의 절반인 5mm로 결정하였다. 이때 용접부 해석의 정확성을 높이기 위해 mesh의 크기는 aspect ratio에 맞추어 두께 $t=10\text{mm}$ 의 1/15인 0.67mm로 정하여 1760개의 element와 1869개의 node을 사용하여 해석을 수행하였다[5].

3. 결과 및 분석

3.1 용접시편 가공에 따른 피로특성 변화

먼저 모재와 용접시편의 피로수명 변화 영향을 확인하기 위해 SM490A 모재와 맞대기 용접시편의 피로시험을 수행하여, 그림 2~그림 8과 같은 S-N 선도와 확률분포 S-N 선도(P-S-N 선도)를 얻었다. 그림 2는 본 연구에서 기준이 되는 50% 파손확률에 대한 SM490A 재질 모재시편의 S-N 선도이며, 그림 3은 피로수명이 대수정규분포를 따른다고 가정하여 계산한 SM490A 재질 모재시편의 1%, 10%, 90%, 99% 파손확률에 대한 P-S-N 선도 결과이다[6]. 그림 2에서 SM490A 모재의 피로한도는 무한수명 기준인 200백만 cycle에서의 응력진폭(stress amplitude = $(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})/2$) 값인 135.09MPa이며, 각각의 P-S-N 선도에서의 피로한도는 1%

에서 68.21MPa, 10%에서 92.81MPa, 90%에서 196.64MPa, 99%에서 267.55MPa이다. 그림 4~그림 8은 SM490A 모재 시편과 RN, AAY, AAN, GAY, GAN 용접시편의 S-N 선도 비교 결과이다. 각 용접시편의 피로한도와 SM490A 모재의

피로한도를 비교한 결과 표 2와 같이 용접시편의 피로한도는 용접방법에 따라 모재시편의 피로한도보다 최소 18.5%에서 최고 42.4%까지 감소한 것을 알 수 있다.

또한 SM490A 모재와 용접시편과의 비교 이외에도 BMY,

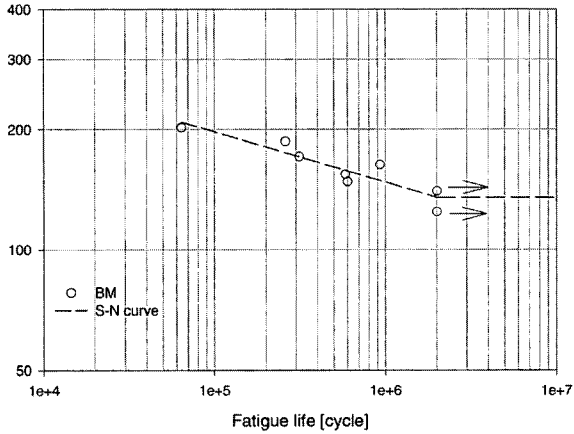


Fig. 2. SM490A BM specimens S-N curve

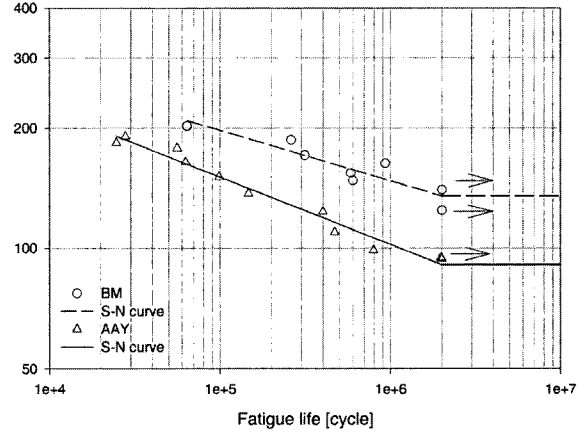


Fig. 5. Heat treatment & no-grinding(AAY) S-N curve

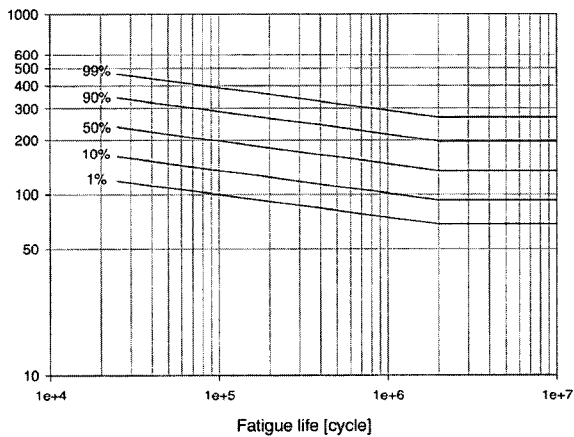


Fig. 3. SM490A BM specimens P-S-N curve

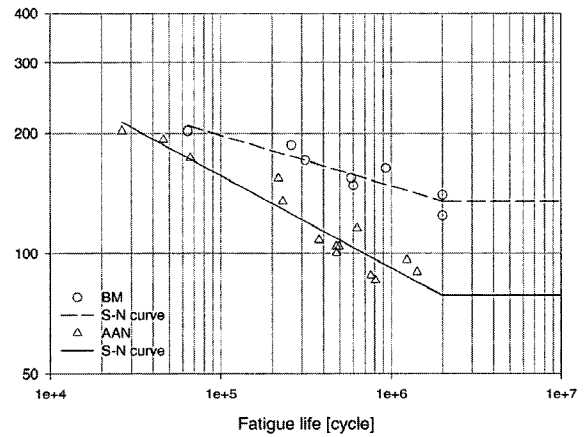


Fig. 6. No-heat treatment & no-grinding(AAN) S-N curve

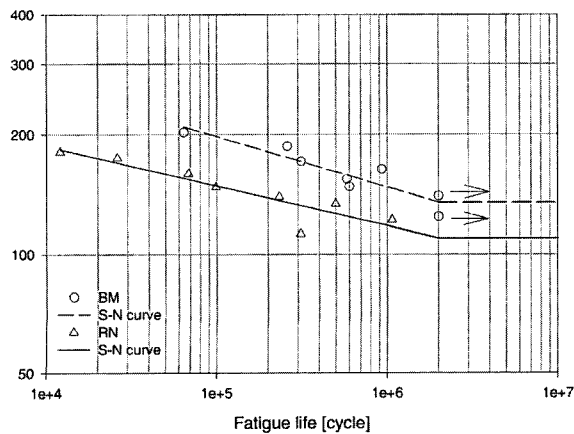


Fig. 4. RN specimens S-N curve

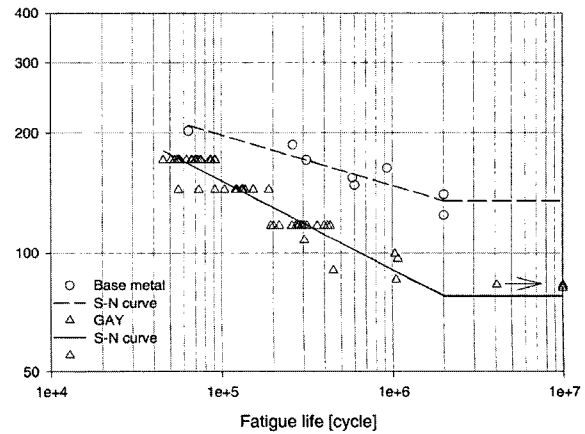


Fig. 7. Heat treatment & grinding(GAY) S-N curve

Table 2. SM490A specimens fatigue limited values

	BM	RN	AAY	AAN	GAY	GAN
Fatigue limit [MPa]	135.09	110.12	80.54	89.58	77.75	82.38
% w.r.t. BM		-18.5	-40.4	-33.7	-42.4	-39.0

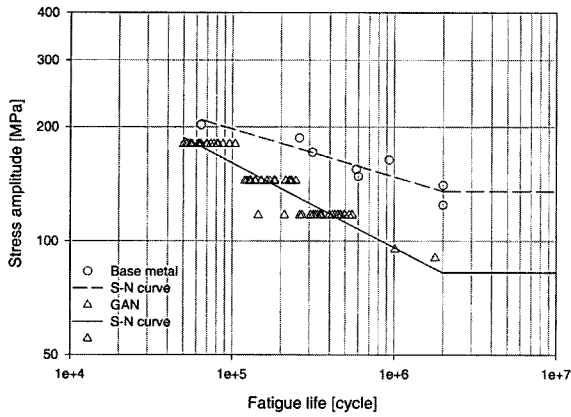


Fig. 8. No-heat treatment & grinding(GAN) S-N curve

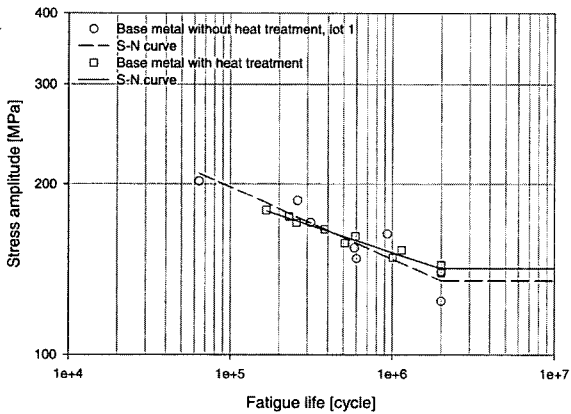


Fig. 9. BM with heat treatment or not S-N curve

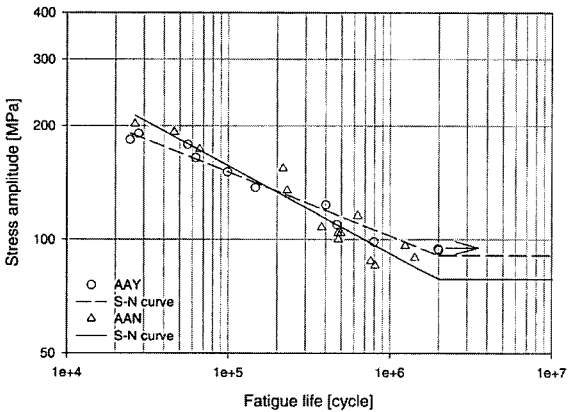


Fig. 10. No-grinding with heat treatment or not S-N curve

BMN, AAY, AAN, GAY, GAN, RN 등 동일한 용접방법을 이용해 제작한 맞대기 용접시편을 이용하여 용접시편간의 후열처리 유무와 용접부 가공에 따른 피로수명 변화 영향을 비교하였다. 그림 9~그림 11과 같이 시편의 후열처리 유무에 의한 피로수명 변화 비교 결과, 그림 9~그림 10과 같이 BMY 시편과 BMN 시편의 S-N 선도는 $N=3 \times 10^5$ cycle, AAY 시편과 AAN 시편의 S-N 선도는 $N=2 \times 10^5$ cycle을 기준으로 후열처리 유무에 따라 S-N 선도가 서로 역전되어 고 수명 영역과 저 수명 영역에서 달라짐을 알 수 있다.

하지만 그림 11과 같이 직경 3mm의 세라믹 그라인더를 이용해 용접부를 가공한 GAY 시편과 GAN 시편의 경우에는 후열처리 유무에 따른 모재와 용접시편의 S-N 선도의 역전이 나타나지 않으며, 열처리를 한 GAY 시편의 S-N 선도가 열처리를 하지 않은 GAN 시편의 S-N 선도 보다 모든 수명 구간에서 낮음을 알 수 있다. 이것은 그라인더 가공에 의해 용접부의 응력집중이 작아졌기 때문으로 판단된다. 하지만 그림 12와 같이 열처리를 하지 않은 AAN 시편과 GAN 시편을 이용하여 용접부 그라인더 가공에 의한 피로

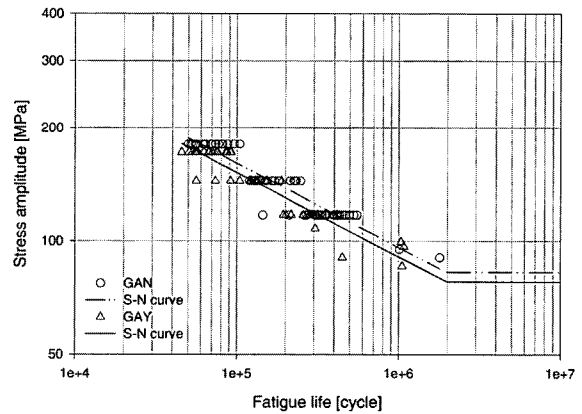


Fig. 11. Grinding with heat treatment or not S-N curve

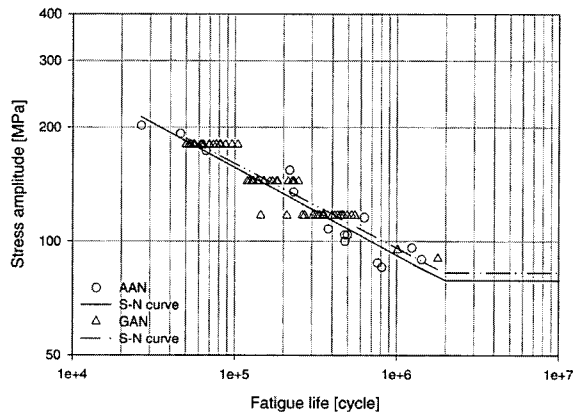


Fig. 12. No-heat treatment with grinding or not S-N curve

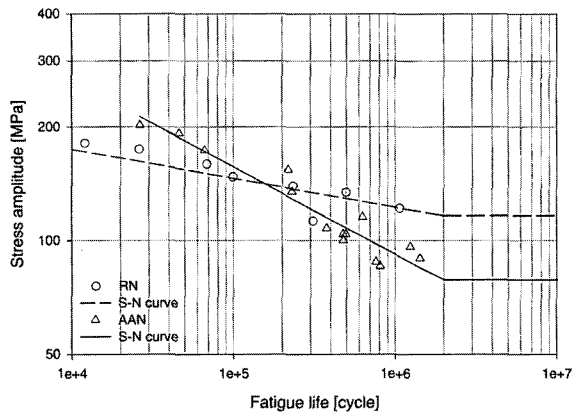


Fig. 13. No-heat treatment with reinforcement removed or not S-N curve

강도 변화를 확인한 결과, 그라인더 가공을 한 GAN 시편의 S-N 선도가 그라인더 가공을 하지 않은 AAN 시편 보다 약간 높으며, 이 경우에 그라인더 가공이 S-N 선도에 미치는 영향은 매우 작음을 알 수 있다. 하지만 단순한 그라인더 가공이 아닌 모든 용접부의 비드를 제거한 경우에는 S-N 선도의 변화가 크게 나타나며, 그림 13과 같이 RN 시편과 AAN 시편 비교시 $N=1.5 \times 10^5$ cycle 이상의 고 수명 구간에서는 용접부 비드를 모두 제거한 RN 시편의 S-N 선도가 높으며, 그 이하 구간에서는 용접부 비드가 존재하는 AAN 시편의 S-N 선도가 높음을 알 수 있다.

이상의 결과를 통해 동일한 방법으로 용접한 용접시편의 경우에도 후열처리 유무, 용접부 가공 등에 따라서 피로특성이 달라지는 것을 알 수 있으며, 따라서 각각의 영향에 의한 피로특성을 고려하여 철도 구조물을 제작하여야 한다.

3.2 용접부 형상을 이용한 피로수명 예측

3.2.1 용접부 형상 측정 결과

철도차량 용접 구조물의 피로수명을 예측하기 위하여 AAY 시편과 AAN 시편에 대하여 용접부 형상측정 결과들을 분석하였다. 로봇용접으로 제작한 용접시편의 경우에도 그림 1 위치의 용접부 비드와 모재 사이의 용접각도 θ 와 비드에 접하는 원의 반지름 ρ 그리고 용접부 비드 높이 h 의 분포는 일정하지 않고 산재되어 분포되어 있음을 확인하였다. 하지만 AAY 시편과 AAN 시편 종류에 따른 형상 차이는 거의 없으며, 용접각도 θ , 반지름 ρ , 용접비드 높이 h 모두 표 3과 같이 평균과 표준편차 계산 결과 유사한 값을 보이고 있다. 이 결과를 통해 AAY 시편과 AAN 시편의 용접각도 θ 는 $20^\circ \sim 70^\circ$ 범위에 측정값들이 분포해 있으며, 반지름 ρ 와 용접비드 높이 h 의 경우에는 각각 $0.05\text{mm} \sim 4.00\text{mm}$ 와 $1.00\text{mm} \sim 3.00\text{mm}$ 사이에 측정값들이 분포해 있음

Table 3. Average and standard deviation results

		θ	ρ	h
Average	AAY	40.41	1.69	2.04
	AAN	42.37	1.61	2.13
Standard deviation	AAY	7.79	0.93	0.32
	AAN	8.28	0.73	0.49

을 확인하였다.

3.2.2 용접부 응력집중계수 해석 결과

철도차량 용접 구조물에 대한 피로수명을 평가하기 위해서는 복잡하고 다양한 용접형상에 대한 피로수명 영향을 적절히 산정하는 것이 무엇보다 중요하다. 본 연구에서는 이를 위하여 재질에는 무관하며, 오직 기하학적 형상과 하중모드에만 영향을 받는 응력집중계수 K_t (= 최대응력/노치 공칭응력, S)를

Table 4. K_t and bead profile data of AAY specimens

AAY					
spec. #	position #	radius	degree	height	K_t
1	4	0.06	47.00	1.86	2.47
2	8	1.67	38.89	1.78	1.45
3	5	0.18	40.59	1.71	1.96
5	8	0.38	38.27	1.93	1.92
6	4	0.34	44.28	1.95	2.05
7	8	0.23	59.89	2.16	2.17
10	4	1.29	57.84	1.87	1.68
11	8	0.17	39.73	1.85	2.05
13	6	0.25	50.83	2.78	1.94
14	3	0.38	37.78	1.50	1.89

Table 5. K_t and bead profile data of AAN specimens

AAN					
spec. #	position #	radius	degree	height	K_t
2	3	1.86	52.14	1.92	1.49
3	5	1.99	43.08	1.82	1.45
5	1	1.55	44.89	2.26	1.55
8	5	1.49	44.67	2.09	1.54
9	3	2.13	42.17	1.87	1.85
10	7	1.42	47.90	2.97	1.64
11	2	1.85	36.65	1.91	1.45
13	2	0.11	49.64	2.47	2.86
14	8	2.11	30.35	1.49	1.36
16	7	1.61	51.07	3.14	1.62

계산하였다[7]. 앞에서 설명한 것과 같이 각 시편의 K_t 는 피로시험시 파단이 발생된 위치의 형상을 모델링하여 계산하였다. 그 결과 앞의 용접부 형상 차이에 의해서도 동일한 방법으로 제작한 AAY 시편과 AAN 시편의 K_t 값은 표 4와 표 5 같이 1.36~2.86로 약 2배 이상의 차이가 발생하는 것으로 확인되었다. 하지만 표 4와 표 5의 분석 결과, 형상 요소에 의한 K_t 값의 변화는 원의 반지름 ρ 가 작을수록, 비드의 높이 h 와 용접각도 θ 값이 클수록 커지는 것을 알 수 있으며, 또한 이들 형상 요소들에 의한 K_t 값 변화의 민감도는 서로 달라 용접부 비드에 접하는 원의 반지름 ρ , 비드의 높이 h , 용접각도 θ 순으로 K_t 값 변화에 민감하게 영향을 미치는 것으로 확인되었다. 이밖에도 이렇게 계산된 K_t 값에서 주목할 점은 균열 발생 위치와 K_t 값 사이의 상관관계이다. AAY 시편의 경우에는 피로시험시 K_t 값이 가장 큰, 즉 응력집중이 가장 많이 된 곳에서 균열이 시작하였다. 하지만 AAN 시편의 경우에는 반드시 K_t 값이 가장 큰 곳에서 균열이 발생하지는 않으며, 균열이 발생되지 않은 곳의 K_t 값이 더 큰 경우도 많이 나타났다. 이는 AAN 경우는 AAY와 달리 비열처리에 의한 잔류응력 존재로 응력집중 영향과 잔류응력 영향이 동시에 작용하기 때문으로 생각된다.

3.2.3 용접부 형상을 이용한 피로수명 예측

철도차량 용접 구조물의 피로수명을 예측하기 위하여 앞서 수행한 SM490A 모재와 AAY, AAN 용접시편에 대한 피로시험 결과를 이용하였다. 그림 14와 같이 맞대기 용접한 AAY와 AAN 시편의 피로수명은 용접의 영향으로 인해 모재의 피로수명과 비교하여 약 10% 정도 수명이 감소하였으며, 앞서 설명한 것과 같이 AAY와 AAN 용접시편 사이에서도 2×10^5 cycle을 기준으로 S-N 선도가 달라지는 것으로 나타났다.

이러한 용접시편의 피로수명 변화를 예측을 위하여 앞서 계산한 K_t 이외에 피로노치계수 K_f 와 Alternative method를 이용하여 피로수명 예측 S-N 선도를 계산하였다[8]. 먼저 후열처리를 하여 잔류응력이 제거된 AAY 시편에 대하여 식 (1)의 Peterson[9]과 식 (2)의 Neuber[10,11]의 방법으로 각각의 K_f 를 구하여 피로수명 예측에 이용하였다[12].

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{\left(1 + \frac{a}{r}\right)} \tag{1}$$

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{\rho'}{r}}} \tag{2}$$

그 결과 그림 15에서 Peterson의 방법으로 K_f 를 계산하여 구한 AAY 시편의 예측 S-N 선도는 실험으로 구한 실제의 S-N 선도와 경향은 유사하나 정확한 피로수명 값을 예측할 수는 없었다. 하지만 Neuber의 방법으로 K_f 를 구하여 예측한 피로수명 결과는 실제 시험의 S-N 선도와 매우 근사하여 4×10^5 cycle 이상에서는 거의 일치하는 결과를 보이며, 4×10^5 cycle 이하의 수명에서도 앞의 Peterson의 방법을 이용한 것보다 오차가 적음을 확인하였다. 따라서 잔류응력이 제거된 시편의 경우에는 Neuber의 방법을 이용하면 용접부 형상만으로도 피로수명을 비교적 쉽고 정확하게 예측할 수 있다는 사실을 확인하였다. 그러나 열처리를 하지 않은 AAN 시편의 경우 그림 16과 같이 형상 효과만으로는 정확한 피로수명 예측을 할 수 없으며, Peterson과 Neuber 방법 모두 실제 피로수명 결과를 대략적으로 예측하는 S-N 선도를 구할 수는 있을 뿐, AAY 만큼 정확한 피로수명 예측은 불가능하였다. 이는 AAN 시편에 존재하는 잔류응력의 영향과 응력집중의 복합 작용으로 인해 AAN 시편에서는 응력집중계수 값이 가장 크지 않은 곳에서도 피로시험

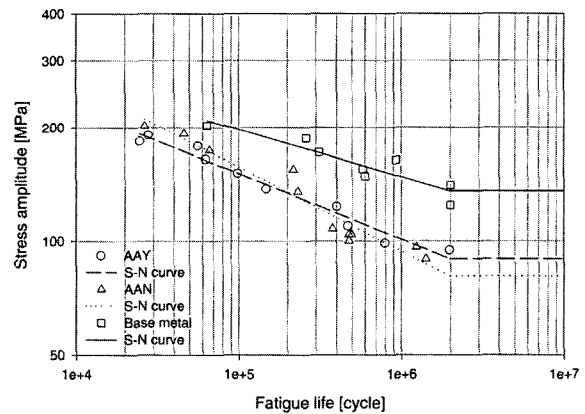


Fig. 14. SM490A BN, AAY and AAN S-N curve

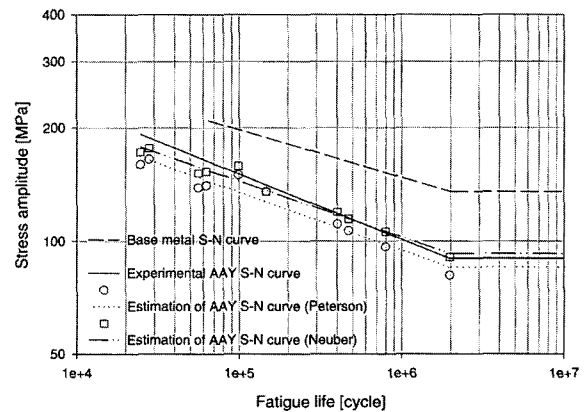


Fig. 15. AAY, experiment vs. estimation S-N curve

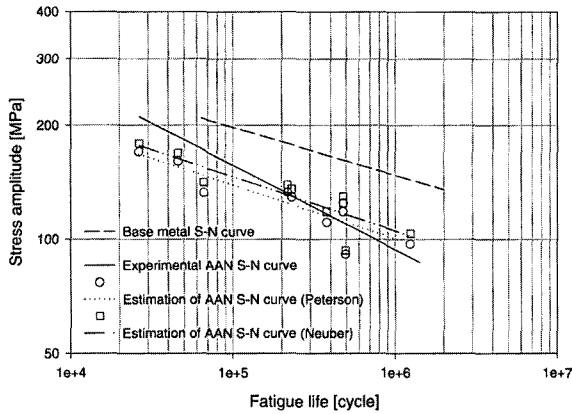


Fig. 16. AAN, experiment vs. estimation S-N curve

시 파단이 발생하기 때문으로 판단된다. 이 결과는 앞서 K_t 값과 균열 발생 위치와의 결과와 유사하다. 따라서 응력집중 계수만으로 계산한 AAN 예측 S-N 선도에서는 잔류응력 영향만큼의 피로수명이 생략되어 있기 때문에 정확한 피로수명을 예측할 수 없다.

하지만 AAY 시편의 경우에도 응력집중만으로도 시험치 범위에 근사한 S-N 선도를 얻을 수 있는 것으로 보아, 철도차량 구조물의 피로수명 및 내구성을 향상시키기 위해서는 가장 먼저 구조물 용접부의 용접 형상 편차를 줄여 응력집중을 해소할 수 있는 정밀하고 균일성 높은 용접이 요구된다.

4. 결론

본 연구에서는 철도차량의 대차 및 차체에 사용되는 재질과 동일한 SM490A 재질을 이용하여, 맞대기 용접 피로시편에 대한 용접부 가공 및 후열처리 등을 통해 이러한 가공이 맞대기 용접 시편의 피로수명에 미치는 영향을 연구하였다.

- (1) 그라인더를 이용해 용접부를 가공한 GAY 시편과 GAN 시편의 경우에는 후열처리 유무에 따른 모재와 용접시편의 S-N 선도의 역전이 나타나지 않으며, 열처리를 한 GAY 시편의 S-N 선도가 후열처리를 하지 않은 GAN 시편의 S-N 선도 보다 모든 수명 구간에서 낮다.
- (2) 후열처리를 하지 않는 AAN 시편과 GAN 시편을 이용하여 용접부 그라인더 가공에 의한 피로강도 변화를 확인한 결과, 그라인더 가공을 한 GAN 시편의 S-N 선도가 그라인더 가공을 하지 않은 AAN 시편 보다 약간 높으며, 이 경우에 그라인더 가공이 S-N 선도에 미치는 영

향은 매우 작다.

- (3) 용접부 형상 차이에 의해서도 동일한 방법으로 제작한 AAY 시편과 AAN 시편의 K_t 값은 1.36~2.86로 약 2배 이상의 차이가 발생하는 것으로 확인되었다. 또한 형상 요소에 의한 K_t 값의 변화는 원의 반지름 ρ 가 작을수록, 비드의 높이 h 와 용접각도 θ 값이 클수록 커지는 것을 알 수 있으며, 또한 이들 형상 요소들에 의한 K_t 값 변화의 민감도는 서로 달라 용접부 비드에 접하는 원의 반지름 ρ , 비드의 높이 h , 용접각도 θ 순으로 K_t 값 변화에 민감하게 영향을 미치는 것으로 확인되었다.
- (4) 후열처리를 하여 잔류응력이 제거된 AAY 시편에 대하여 Neuber의 방법으로 K_t 를 구하여 예측한 피로수명 결과는 실제 시험의 S-N 선도와 매우 근사하여 4×10^5 cycle 이상에서는 거의 일치하는 결과를 보이며, 4×10^5 cycle 이하의 수명에서도 Peterson의 방법을 이용한 것보다 오차가 적음을 확인하였다. 그러나 열처리를 하지 않은 AAN 시편의 경우 형상 효과만으로는 정확한 피로수명 예측을 할 수 없으며, Peterson과 Neuber 방법 모두 실제 피로수명 결과를 대략적으로 예측하는 S-N 선도를 구할 수는 있을 뿐, AAY 만큼 정확한 피로수명 예측은 불가능하다.

참고문헌

1. DV 952. (1977), "Vorschrift für das Schweißen metallischer Werkstoffe in Privatwerken".
2. JIS E 4207. (1992), "Truck Frames for Railway Rolling Stock-General rules for Design".
3. ASTM E8, "Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials".
4. ASTM E 466, "Standard Test Method for Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials".
5. Kang, S. W. (1996), "Study on Stress Concentration Factor at Fillet Welded Joint", SNAK paper, Vol.33, No.3.
6. JSME S 002. (1994), "統計的疲勞試驗方法".
7. Stephens, R. I. (2001), "Metal fatigue in engineering", John Wiley & Sons, pp.196-199.
8. Bannantine, J. A., Comer, J. J., and Handrock, J. L. (1990), "Fundamentals of metal fatigue analysis", Prentice hall, pp. 124-135.
9. Peterson, R. E. (1974), "Stress concentration factors", John Wiley & Sons.
10. Neuber, H. (1961), "Translation theory of notch stresses", U.S. Office of technical services.
11. Kuhn, P. and Hardrath, H. F. (1952), "An engineering method

- for estimating notch size effect in fatigue”, NACA TN 2805.
12. Lawrence, F. V. (1978), “Estimating the fatigue crack initiation life of welds”, ASTM STP 648, American society for testing and materials, pp.134-158.
 13. Yang, S. Y. (2004), “Finite Element Analysis of Strain and Residual Stress in Weld Specimen”, Journal of the Korean Society for Railway, Vol.7 No.2, pp.85-92.
 14. Lee, D. H. (2002), “Numerical Analysis of Residual Stress Redistribution due to Fatigue Crack Propagation of Weld Zone”, Proceedings of the KSR Conference, 02 Fall(1), pp. 225-231.
 15. Goo, B. C., Jang, S. K., Kim, Y. K. (2005), “A Study on the Corrosion and Fatigue of Structural Materials for Rolling Stock”, Journal of the Korean Society for Railway, Vol.8 No.4, pp.299-307.